

PUNÇOAMENTO EM LAJES FUNGIFORMES SUJEITAS A AÇÕES CÍCLICAS HORIZONTAIS – ESTUDO EXPERIMENTAL



André Almeida

Aluno de Doutoramento
UNIC, FCT - UNL
Monte de Caparica
andre.almeida@fct.unl.pt



Micael Inácio

Aluno de Doutoramento
UNIC, FCT - UNL
Monte de Caparica
mmgi@fct.unl.pt



Válder Lúcio

Professor Associado
UNIC, FCT - UNL
Monte de Caparica
vlucio@fct.unl.pt



António Ramos

Professor Auxiliar
UNIC, FCT - UNL
Monte de Caparica
ampr@fct.unl.pt

SUMÁRIO

Este trabalho visa estudar o comportamento de lajes fungiformes quando sujeitas à ação combinada de carga gravítica e solicitações horizontais cíclicas. As variáveis em estudo foram o efeito da ação cíclica e da carga gravítica na degradação da ligação pilar-laje. Com este objectivo foram ensaiados quatro modelos de laje fungiforme com características geométricas e materiais idênticas, tendo estes 4.15 m de comprimento, 1.85 m de largura e 0.15 de espessura. Aos modelos foram aplicados protocolos de ensaio distintos quanto à natureza da ação horizontal e valor da carga gravítica atuante. Os resultados obtidos revelam que as ações horizontais cíclicas são extremamente gravosas para os edifícios de laje fungiforme, tendo-se obtido rotura por punçoamento para *interstory drifts* horizontais baixos, mesmo para valores reduzidos da carga gravítica.

Palavras-chave: análise experimental, laje fungiforme, punçoamento, ação cíclica, ação sísmica.

1. INTRODUÇÃO

Ao longo das últimas décadas o uso de estruturas de laje fungiforme vulgarizou-se. As suas vantagens arquitetónicas e económicas fizeram desta solução a escolha preferencial para edifícios habitacionais e comerciais. A vantagem da inexistência de vigas acarreta no entanto a possibilidade de ocorrerem roturas por punçoamento. Embora este seja um tema que se encontra bem estudado para o caso das ações monotónicas, o caso do punçoamento sob ações horizontais cíclicas suscita ainda muitas dúvidas na comunidade científica. Sendo um fenómeno complexo e que envolve um grande número de variáveis, torna-se necessário realizar inúmeros ensaios laboratoriais para compreender com precisão os fenómenos envolvidos.

Na maioria dos casos não é possível ou viável realizar ensaios em edifícios, quer à escala real ou reduzida, quer em termos económicos quer em termos de logística laboratorial. A solução mais comum é a realização de modelos reduzidos desenhados para que sejam representativos da ligação pilar-laje que se pretende estudar. Nos ensaios de lajes ao punçoamento monotónico centrado, a aproximação entre a realidade e o modelo experimental é elevada, mas o mesmo não se verifica nos ensaios que envolvem forças horizontais cíclicas realizados ao longo das últimas décadas, nos quais se fazem simplificações que influenciam significativamente os resultados obtidos.

2. CAMPANHA EXPERIMENTAL

2.1 Descrição dos Modelos

Os modelos foram concebidos de forma a representar uma ligação laje-pilar interior de um edifício comum. O modelo tem um comprimento longitudinal de 4.15 m, 1.85 m de largura e 0.15 de espessura.

A percentagem de armadura longitudinal superior calculada para a zona do apoio foi de cerca de 1%. A pormenorização das armaduras é mostrada nas Figura 1 e Figura 2.

Para tornar mais fácil a produção, transporte e manuseamento dos provetes, foi usado um pilar metálico. O comportamento elástico do pilar facilita também a análise dos resultados.

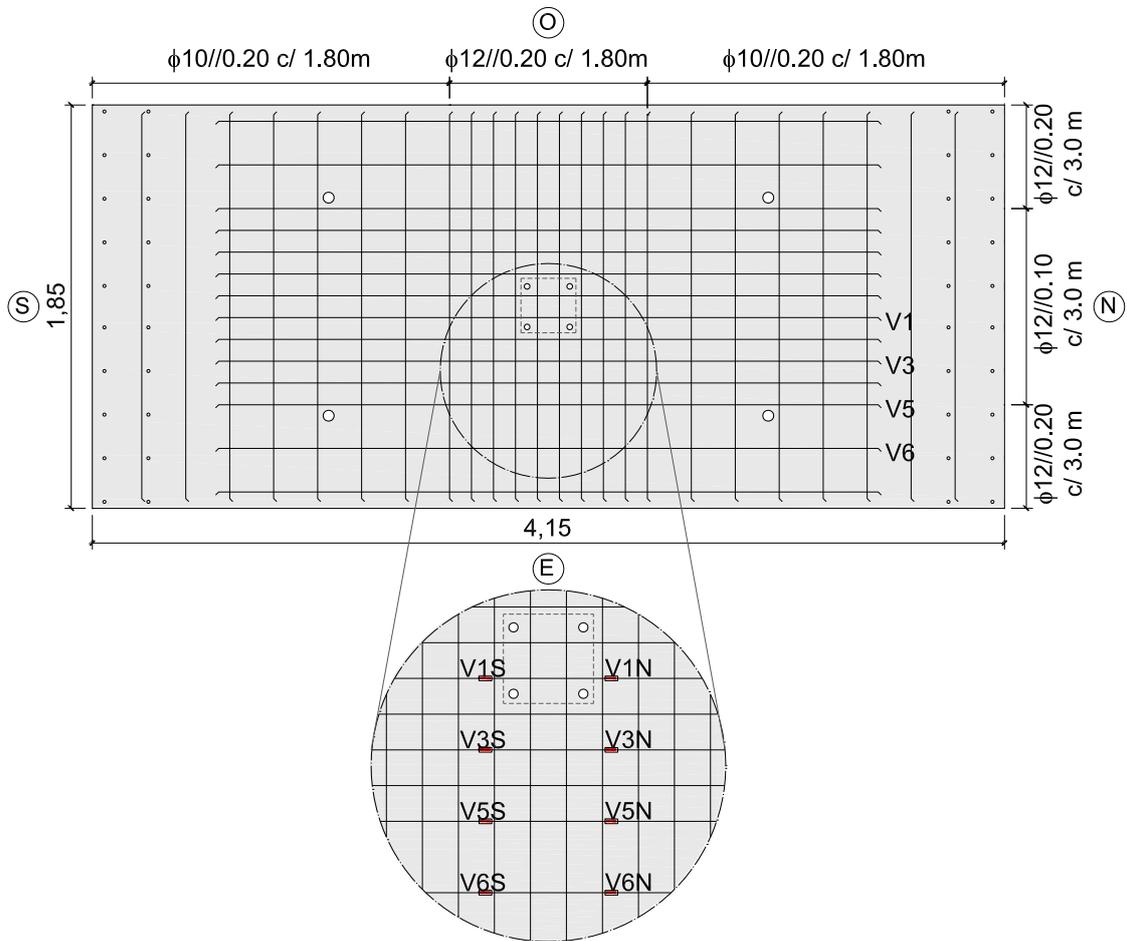


Figura 1 - Pormenorização da Armadura Superior

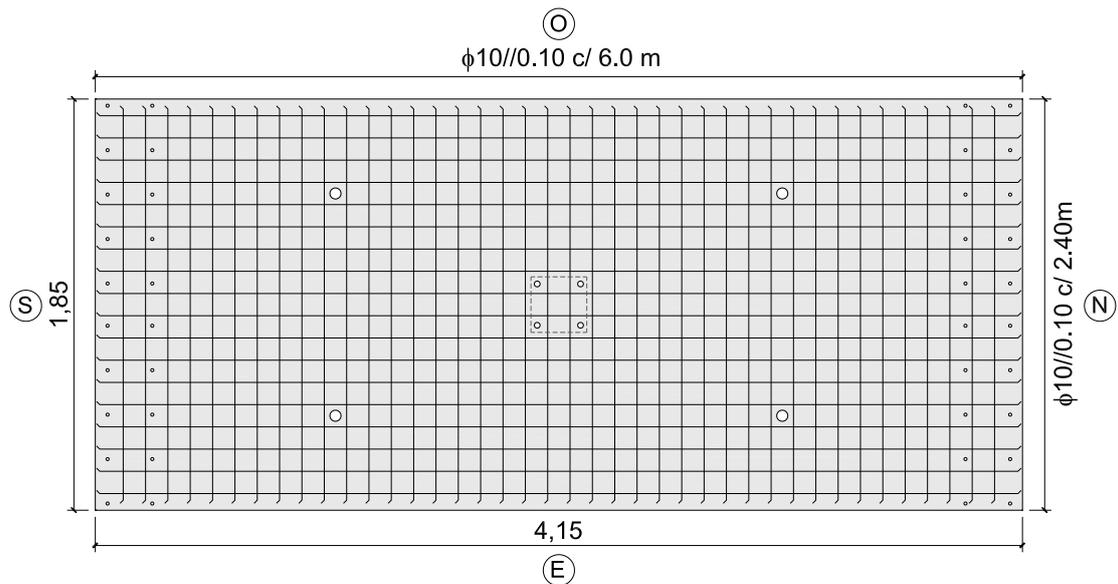


Figura 2 - Pormenorização da Armadura Inferior

2.2 Condições de fronteira e carregamento

Dada a complexidade dos fenómenos a estudar, os ensaios correntes em modelos simplificados não reproduzem fielmente o que se passa na realidade [3-5, 7-14]. Na sua maioria, as linhas de momentos nulos devidas às cargas verticais e horizontais coincidem e mantêm-se constantes ao longo do ensaio, contrariamente ao que ocorre na realidade. Para tentar uma maior fidelidade entre a realidade e os ensaios laboratoriais, foi concebido um sistema de ensaio que apresenta uma abordagem alternativa aos ensaios em modelos simplificados. Neste sistema de ensaio tiveram-se em conta as seguintes premissas: nos topos N e S, para as cargas verticais, a rotação e o esforço transversal são nulos e os deslocamentos verticais são iguais, representando assim a secção de meio vão com máximos momentos positivos; para as cargas horizontais, surgem rotações e deslocamentos iguais nos dois bordos e esforços transversos com valor simétrico, que constituem o binário que equilibra o momento aplicado pelo pilar na laje.

Para este efeito foi utilizado um sistema que consiste numa escora bi-rotulada que une dois pendurais encastrados nos bordos da laje, como mostra a Figura 3. Para assegurar a compatibilização do esforço transversal e dos deslocamentos verticais nos bordos, foi desenvolvido um sistema mecânico passivo, conforme se mostra na Figura 3, o qual, para a carga gravítica, move-se livremente sem introduzir esforços na laje, mantendo o esforço transversal nulo como se espera que aconteça no meio vão de uma laje. Quando se aplica a ação horizontal, o mecanismo impede a rotação de corpo rígido da laje, aplicando um binário nos bordos opostos.

Todos os elementos metálicos deste sistema foram dimensionados para terem uma elevada rigidez, para que a interferência da sua deformabilidade nos resultados fosse desprezável.

Para aplicar as cargas gravíticas e mantê-las constantes ao longo do ensaio, foi desenvolvido um sistema equilibrado fechado que encaminha as forças para o pilar inferior em vez de as encaminhar para a laje de reação do laboratório. Foi utilizada uma bomba configurada na função *Load Maintainer* ligada a quatro macacos hidráulicos iguais que por sua vez, recorrendo a vigas de distribuição, aplicando a carga gravítica em 8 pontos equidistantes entre si.



Figura 3 – Sistema de ensaio

2.3 Materiais

O betão usado no fabrico dos modelos foi produzido numa indústria de pré-fabricação. A resistência média à compressão em cubos com 150 mm de aresta ($f_{cm,cube}$), a resistência média em cilindros com 150 mm de diâmetro e 300 mm de altura (f_{cm}) e a resistência à tração determinada através de ensaios de compressão diametral em provetes cilíndricos com as mesmas dimensões são apresentados na Tabela 1

Tabela 1 - Caracterização do beão constituinte de cada modelo.

Modelo	$f_{cm,cube}$ [MPa]	$f_{ct,sp}$ [MPa]
E-50	56.7	-
C-50	50.3	2.9
C-40	52.7	4.2
C-30	61.2	4.3

2.4 Instrumentação dos Ensaios

Na superfície superior da laje foram aplicados dezoito defletómetros para medir os deslocamentos verticais ao longo da linha média longitudinal (14 deflectómetros) e transversal (4 deflectómetros). Utilizaram-se ainda dois defletómetros para medir o deslocamento horizontal imposto, um ao nível da laje e outro no topo do pilar.

Foram também instrumentados recorrendo a dezasseis extensómetros quatro varões da armadura superior longitudinal quer do lado Sul, quer do lado Norte do pilar, como se mostra na Figura 1.

Para além da célula de carga do atuador mecânico responsável pela medição da força horizontal no topo do pilar superior, cada um dos quatro macacos hidráulicos foi monitorizado por uma célula de carga dedicada.

2.5 Protocolo de ensaio

Foram utilizados dois protocolos de ensaio distintos: o protocolo para ensaios de excentricidade monotónica e o protocolo para ensaios de excentricidade cíclica.

O primeiro foi concebido para aplicar uma carga gravítica que será mantida constante ao longo do ensaio, seguido de um deslocamento crescente num só sentido (N-S), com velocidade constante, no topo superior do pilar, de forma a provocar um momento desequilibrado na zona da ligação laje-pilar. A carga gravítica foi aplicada a uma velocidade de 15 kN/min até ser atingido o valor desejado. Posteriormente a velocidade de imposição do deslocamento horizontal foi de 0.55mm/min.

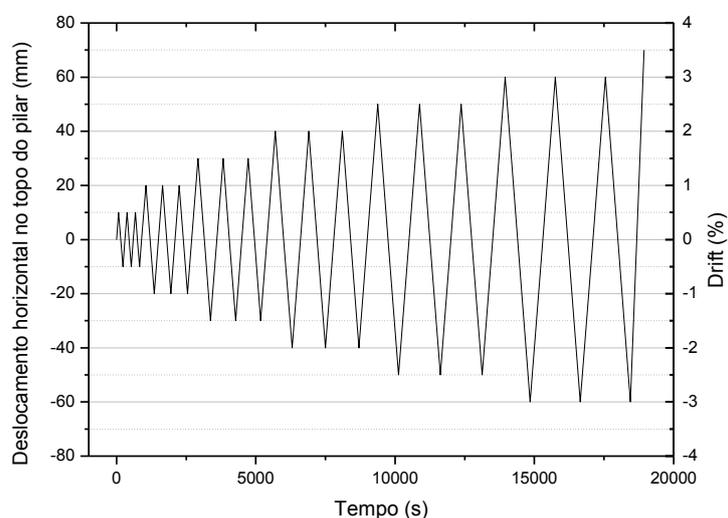


Figura 4 – Protocolo de aplicação da ação cíclica

No protocolo para ensaios cíclicos, a carga gravítica é também mantida constante seguindo-se a imposição de deslocamentos cíclicos em ambas as direções como mostra a Figura 4. Para assegurar uma resposta rápida por parte do *Load Maintainer* à deformação da laje provocada pela natureza cíclica do ensaio, a velocidade de aplicação da carga

gravítica foi aumentada para 30kN/min. A velocidade de aplicação dos deslocamentos impostos foi de 8mm/min.

A cada modelo foi aplicada como carga gravítica uma percentagem da carga de rotura prevista pelo EC2 [16]. A este valor foi subtraído o peso próprio da laje e o peso do sistema de ensaio num total de aproximadamente 39.4kN.

A Tabela 2 mostra de forma resumida o protocolo aplicado a cada um dos modelos e as suas principais características.

Tabela 2 - Resumo das características e tipo de ensaio para cada modelo.

Modelo	f_{cm} * [MPa]	d [mm]	ρ [%]	V_{Rc} (EC2) [kN]	Ensaio	Carga Gravítica
E-50	45.3	117.6	0.96	425.3	Monotónico	0.5 V_{Rc}
C-50	38.9	118.4	0.96	406.9	Cíclico	0.5 V_{Rc}
C-40	42.2	118.3	0.96	418.4	Cíclico	0.4 V_{Rc}
C-30	49.0	117.9	0.96	437.7	Cíclico	0.3 V_{Rc}

* Valor calculado como 0.8 f_{cm} , para efeitos de previsão da resistência ao punçoamento, para determinar o valor da carga gravítica.

3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

O sistema de ensaio cumpriu os objetivos para o qual foi concebido. A contribuição do sistema de compatibilização de rotações pode ser observada no perfil longitudinal que se apresenta na Figura 5, onde se mostra a configuração deformada da laje C30.

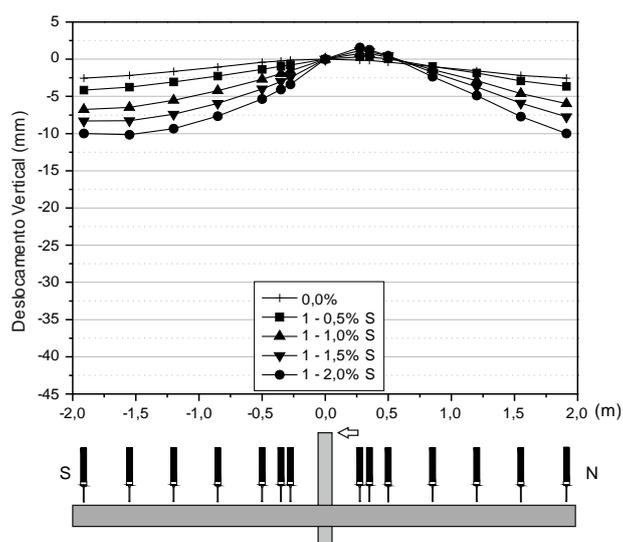


Figura 5 – Modelo C-30 - Perfis longitudinais para o primeiro ciclo no sentido N-S de cada drift.

Nesta figura é possível ver os pontos de inflexão da deformada e uma maior curvatura junto ao pilar. O surgimento de fendas de flexão na superfície inferior da laje junto aos bordos N e S revela a eficiência do mecanismo. Os perfis longitudinais da deformada mostram também que o sistema de compatibilização de deslocamentos verticais funcionou, pois pode observar-se que os bordos N e S são livres de deformar mantendo no entanto um deslocamento vertical igual entre si. Desta forma garante-se que toda a carga gravítica é conduzida para o pilar, como pretendido.

Do ponto de vista do pilar metálico, não foram verificados escorregamentos nem esmagamento do betão nos bordos da base.

3.1 Modelo E-50

Na primeira fase do ensaio, na qual se aplicou a carga gravítica, verificou-se o aparecimento de fendas de flexão expressivas na direção transversal na zona do pilar. No entanto, para a carga gravítica pretendida (212,7kN) não se verificou cedência nas armaduras, conforme mostra a Figura 6 para 0% de *drift*.

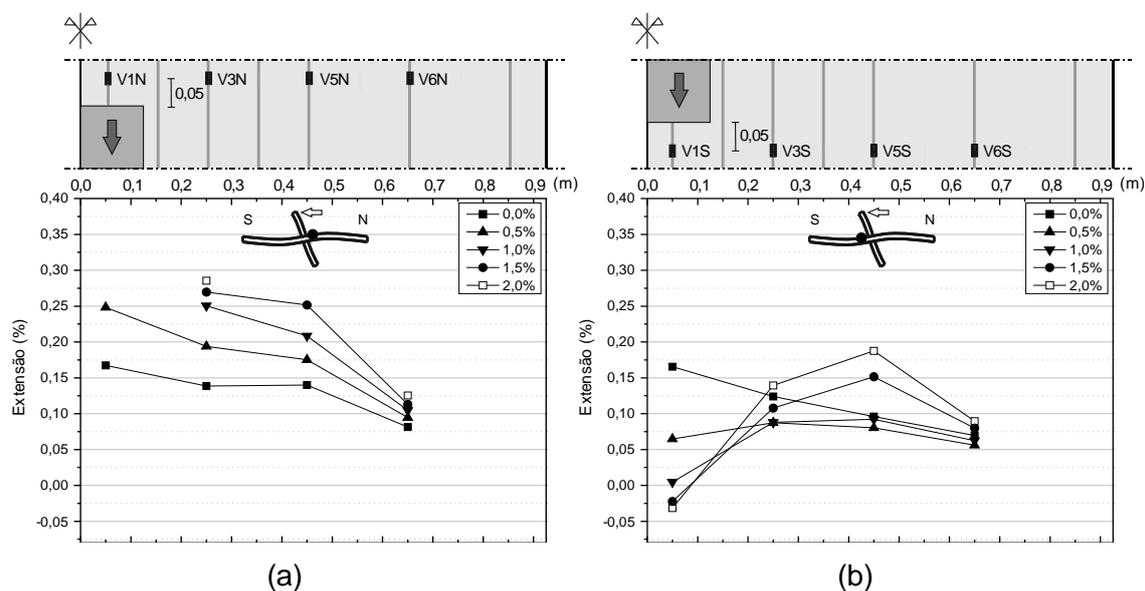


Figura 6 – Modelo E-50 - Extensões na armadura superior para diferentes *drifts*: (a) extensómetros do lado Norte; (b) extensómetros do lado Sul.

A segunda fase consistiu na imposição de um deslocamento na direção Sul no topo do pilar. Na Figura 6 pode observar-se que o momento transmitido pelo pilar à laje desequilibra os momentos devidos à carga gravítica, aumentando-o no lado Norte do pilar e reduzindo-o no lado oposto.

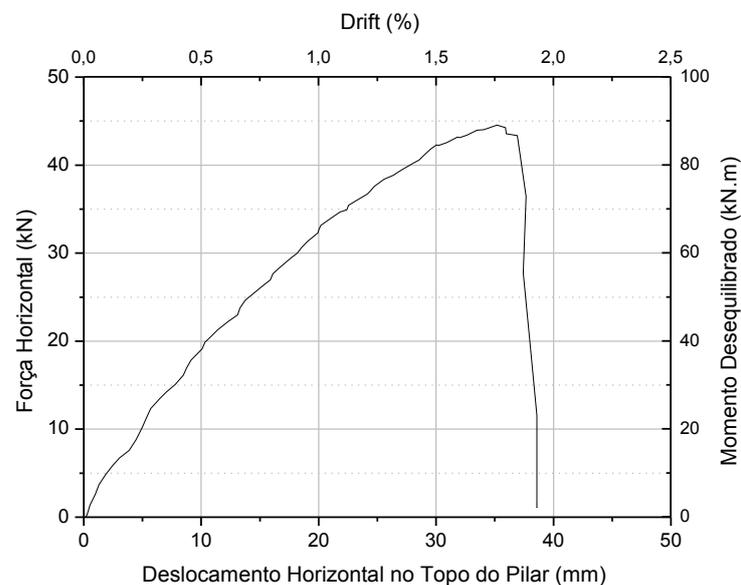


Figura 7 – Modelo E-50. - Diagrama de Força-Deslocamento Horizontal.

É notório que as extensões na armadura superior têm um comportamento simétrico sob o efeito da carga gravítica, mas assumem tendências opostas quando sujeitos à ação horizontal. Este efeito é mais visível com a proximidade dos varões em relação ao pilar. O varão instrumentado mais afastado do pilar é o menos afetado pela excentricidade imposta contrariamente ao varão que passa por dentro do pilar que inverte o sinal do seu estado de tensão no lado Sul e entra em cedência no lado Norte.

O gráfico da Figura 7 mostra que a perda de rigidez é gradual até à rotura. Foi atingida uma rotura frágil por punçoamento, para uma carga gravítica igual a metade do valor estimado para a capacidade resistente ao punçoamento centrado da laje e um *drift* horizontal de 1,8%.

3.2 Modelo C-50

Para o primeiro ensaio cíclico, a carga gravítica aplicada foi de 203,4kN. Este patamar de carga foi atingido sem que se verificasse cedência de armaduras (Figura 8), apesar da acentuada fendilhação no sentido E-O na zona do pilar.

De acordo com o protocolo, o deslocamento iniciou-se no sentido S-N. No primeiro ciclo com *drift* de 0,5% o varão V1N entrou em cedência, no entanto todos os outros varões instrumentados no lado N apresentam uma amplitude de extensões consideravelmente inferiores (os extensómetros do varão V3N ficaram danificados com a aplicação do

deslocamento horizontal), o que sugere que o momento transferido pelo pilar é absorvido na vizinhança próxima do pilar.

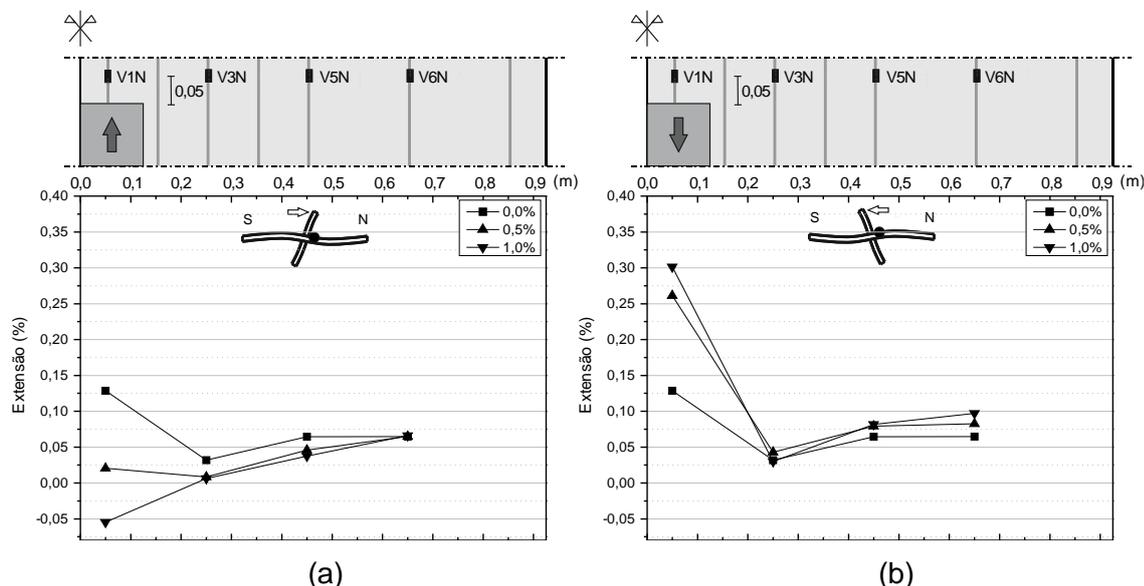


Figura 8 – Modelo C-50 - Extensões na armadura superior do lado Norte para diferentes drifts: (a) drift no sentido N-S; (b) drift no sentido S-N.

A Figura 8 mostra que existe uma tendência crescente na extensão do varão V1N ao longo do ensaio. Este fenómeno deve-se à degradação da laje sob a ação conjunta da carga gravítica e horizontal. Para drifts de 1,0% a extensão no varão V1N sofre inversão do sinal do estado de tensão, o que sugere uma inversão localizada do sinal do momento fletor.

O aumento da amplitude do drift é a principal causa de degradação da laje, no entanto, o modelo sofre uma degradação considerável entre ciclos com igual amplitude. O gráfico histerético mostrado na Figura 9a) mostra que a perda de rigidez é pouco visível pois a carga horizontal cresce de forma quase linear com o drift até ser atingida a rotura por punçoamento.

O baixo valor do coeficiente de amortecimento confirma que este sistema estrutural é pouco eficiente para ações cíclicas. A Figura 9b) mostra que o primeiro ciclo de cada patamar é o que dissipa mais energia. Este fenómeno é explicado pelo facto de que a primeira vez que um novo patamar de drift é atingido, é causado um dano considerável na laje, dissipando assim energia.

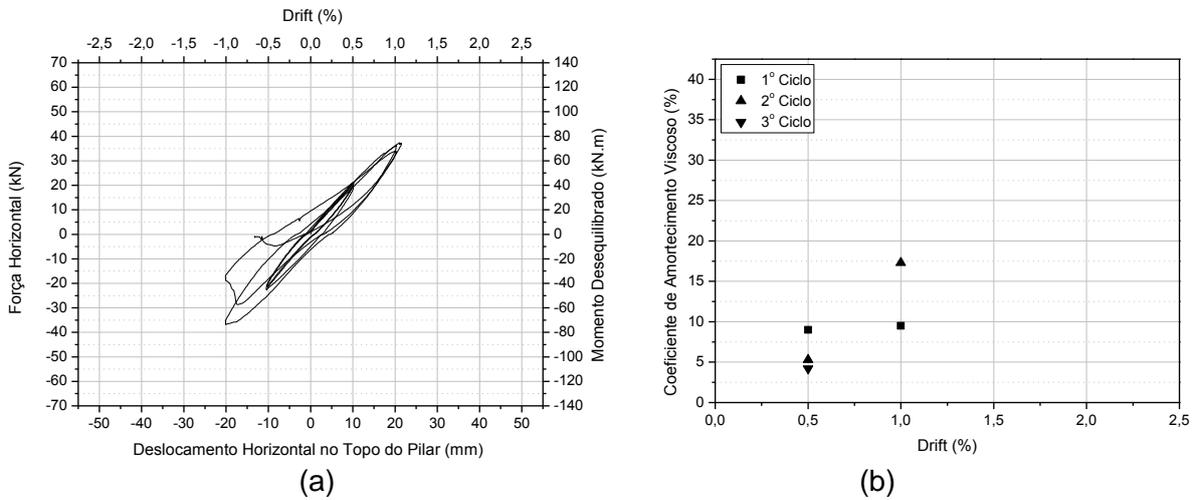


Figura 9 – Modelo C-50: (a) comportamento histerético; (b) coeficiente de amortecimento viscoso.

3.3 Modelo C-40

O modelo C-40 foi testado nas mesmas condições do anterior, com exceção da carga gravítica aplicada que neste caso foi de 167.4kN. Também neste modelo, devido à carga gravítica e apesar da presença de fendas de flexão na direção transversal, não se verificou cedência em nenhum dos varões instrumentados (Figura 10).

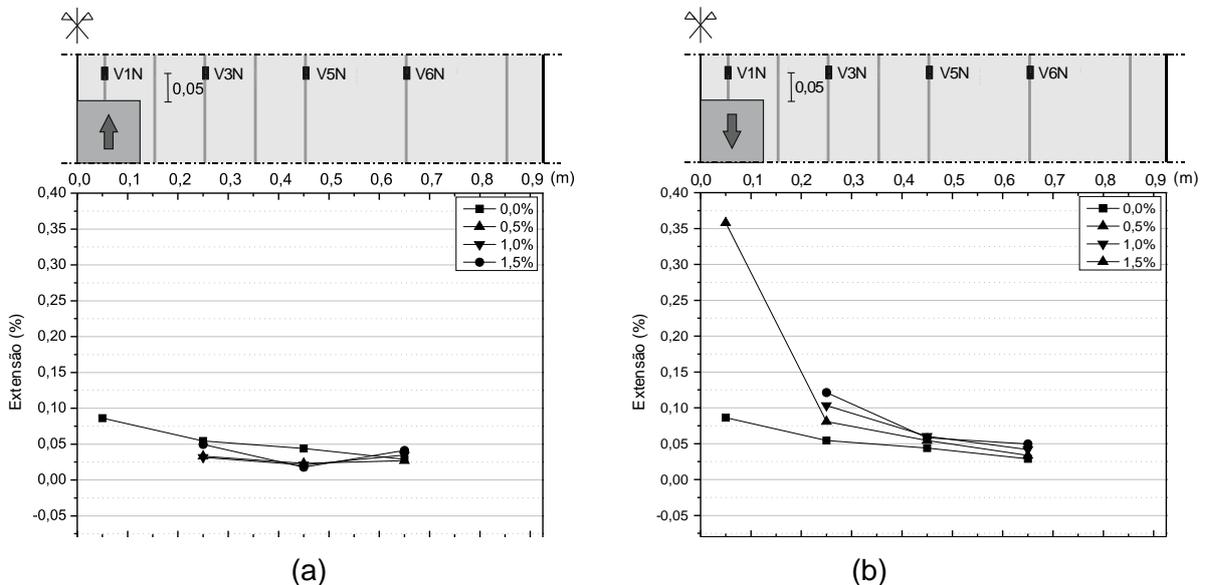


Figura 10 – Modelo C-40 - Extensões na armadura superior do lado Norte para diferentes drifts: (a) drift no sentido N-S; (b) drift no sentido S-N.

Apesar de um número significativo de extensómetros terem sofrido avarias neste ensaio durante a segunda fase do ensaio, é possível ver que o varão V1N entrou em cedência no primeiro ciclo de 0,5% de *drift*. Mais uma vez se mostra que os varões mais afastados do pilar são menos afetados pela ação horizontal, mostrando que as tensões devido ao momento aplicado na laje pelo pilar se concentram na vizinhança deste. Não se verificou a cedência de mais nenhum varão durante o ensaio.

Foi possível observar a degradação da laje entre ciclos do mesmo patamar, no entanto, o maior dano é devido ao incremento de *drift*.

A perda de rigidez é negligenciável para os *drifts* de 0,5% e 1,0% embora fosse visível a deformação da laje e consequentemente degradação da ligação laje-pilar. Para o ciclo de 1,5% a perda de rigidez é notória.

A rotura por punçoamento foi atingida na fase de transição entre os patamares de *drift* de 1,5% e 2,0%. O diagrama histerético da Figura 11a) sugere uma vez mais uma baixa capacidade de dissipar energia, que é verificada pelo baixo coeficiente de amortecimento viscoso (Figura 11b)). Como se verificou no modelo C-50 este parâmetro cresce com o primeiro ciclo de cada patamar e decresce entre ciclos da mesma amplitude.

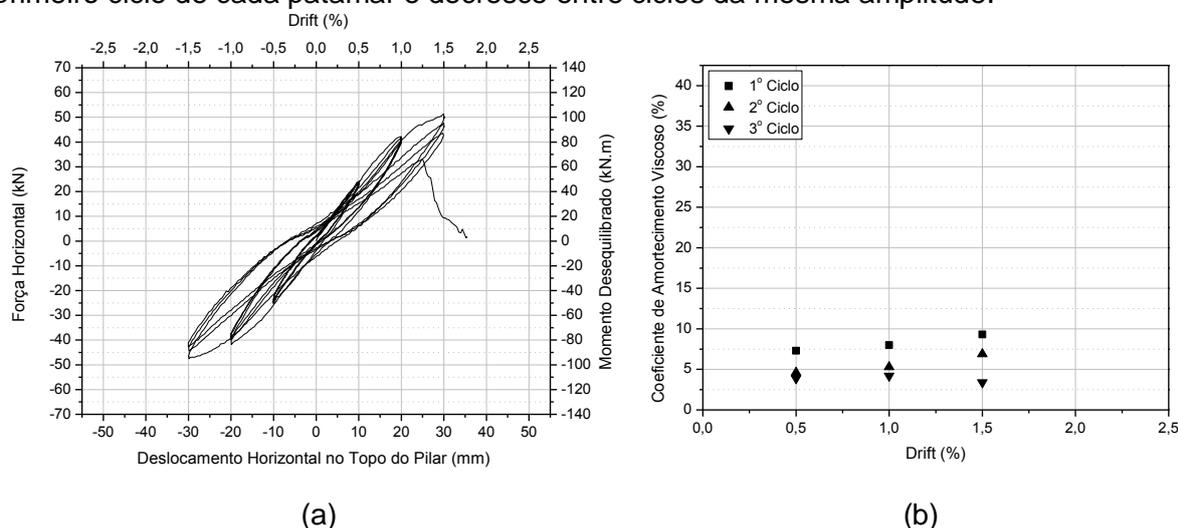


Figura 11 – Modelo C-40: (a) comportamento histerético; (b) coeficiente de amortecimento viscoso.

3.4 Modelo C-30

A esta laje foi aplicada uma carga gravítica de 131.30kN mantendo-se iguais todos os restantes parâmetros relativamente aos modelos cíclicos anteriores.

As extensões nos varões instrumentados mostram que estes estão longe do patamar de cedência, como se pode verificar pela Figura 12. As fendas de flexão visíveis na face superior da laje na zona do pilar são menos pronunciadas do que nos modelos anteriores.

Para os ciclos de 0,5% de *drift* nenhum varão instrumentado entrou em cedência. O varão V1S apresenta a maior amplitude de extensão, diferenciando-se dos restantes varões, os quais apresentam um comportamento semelhante entre si. É visível que para uma carga gravítica inferior, a laje ganha capacidade de equilibrar o momento desequilibrado numa maior área em torno do pilar. Verifica-se também que o varão V1S apresenta inversão do seu estado de tensão.

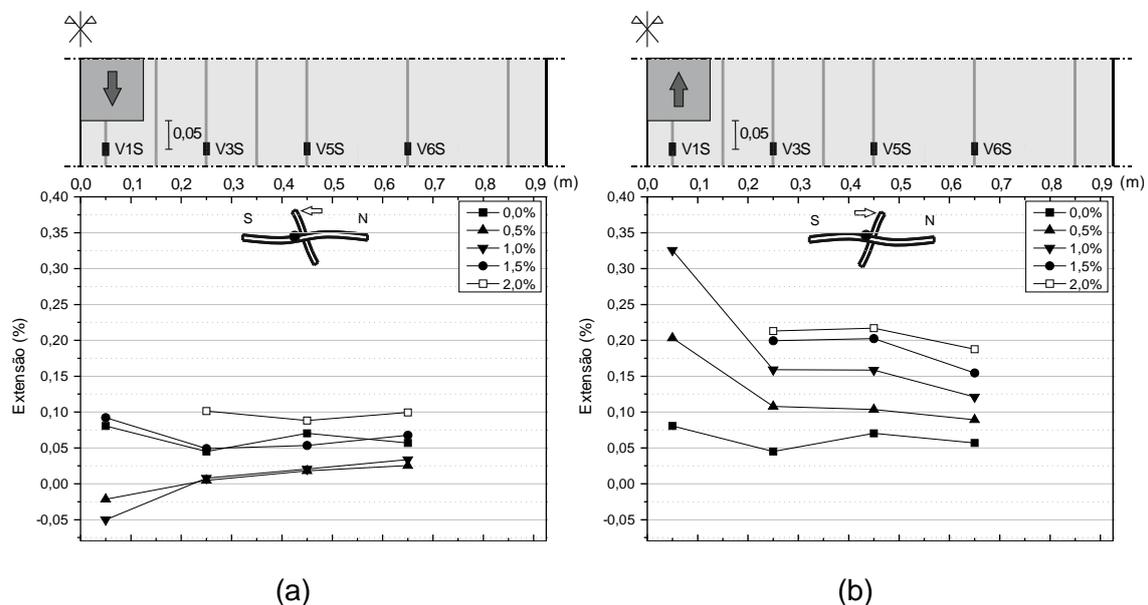


Figura 12 – Modelo C-30 - Extensões na armadura superior do lado Norte para diferentes *drifts*: (a) *drift* no sentido N-S; (b) *drift* no sentido S-N.

Quando se atingiu o patamar de 1,0% de *drift* o varão V1S atingiu um valor de extensão cerca de 40% superior à extensão de cedência. Nenhum dos restantes varões instrumentados atingiu a cedência durante o ensaio, embora estes apresentem extensões cerca de 100% superiores às observadas na laje C-40.

Os perfis longitudinais representados na Figura 5 mostram a configuração deformada da laje ao longo do ensaio para o valor máximo da força horizontal no sentido N-S, para cada *drift*. A degradação da laje entre ciclos da mesma amplitude é menor do que nos modelos anteriores devido à menor carga gravítica. Uma vez que a carga gravítica é baixa, os *drifts*

alcançados são maiores e conseqüentemente as deformadas devidas à ação horizontal são bem visíveis.

O comportamento histerético apresentado na Figura 13a) mostra uma vez mais uma configuração estreita o que sugere uma baixa capacidade de dissipação de energia e conseqüentemente um baixo coeficiente de amortecimento viscoso (Figura 13b)).

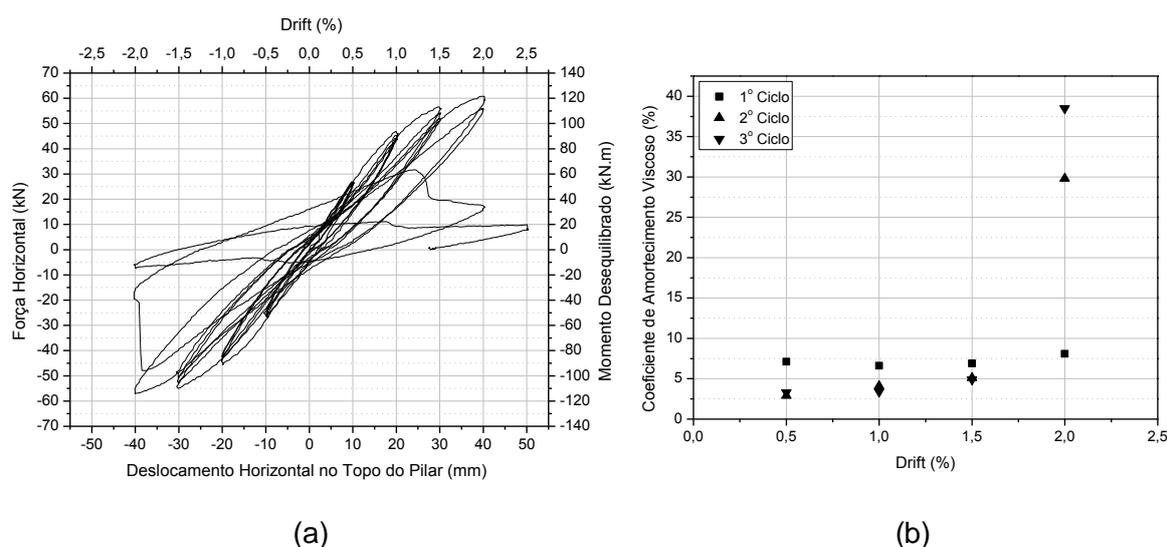


Figura 13 – Modelo C-30: (a) comportamento histerético; (b) coeficiente de amortecimento viscoso.

A perda de rigidez é visível para *drifts* superiores a 1,0%. O modelo completou os três ciclos do patamar de 2,0% de *drift* antes de entrar em rotura por punçamento.

4. CONCLUSÕES

Esta comunicação apresenta o trabalho experimental realizado para estudar o comportamento de lajes fungiformes, sem armadura específica de punçamento, quando sujeitas à ação conjunta de carga gravítica e ações horizontais monotónicas e cíclicas. As principais conclusões deste trabalho são:

1. O sistema de ensaio cumpriu os propósitos para os quais foi projetado. Os deslocamentos verticais foram satisfatoriamente compatibilizados e o sistema responsável por garantir os momentos positivos nos bordos Norte e Sul do modelo cumpriram os objetivos para que foram concebidos. Apesar da flexibilidade do sistema de compatibilização de rotações ter influenciado a deformada, o fato de se

verificar o aparecimento de fendas de flexão para momentos positivos mostra que o sistema funcionou.

2. O sistema de aplicação da carga gravítica mostrou-se eficaz quer na distribuição das cargas pela superfície da laje, quer na capacidade de manter a carga constante ao longo do ensaio.

Os *drifts* atingidos e a rigidez são inversamente proporcionais ao valor carga gravítica aplicada. Os modelos com 0.5VRc, 0.4VRc e 0.3VRc, atingiram *drifts* máximos de 1,0%, 1,5% e 2,0%, respectivamente.

3. A ação cíclica provoca danos significativos na ligação laje-pilar. Observou-se que o nível de deformação da laje C-50 no último ciclo de amplitude 0.5%, é comparável com a deformação da laje E-50 antes da rotura (1.8% de drift).
4. Nenhum modelo apresentou cedência dos varões instrumentados na fase da aplicação da carga gravítica. O varão posicionado por dentro do pilar é o mais solicitado, entrando em cedência logo no primeiro ciclo de carga horizontal, quando tracionado e, para *drifts* superiores, invertendo o estado de tensão quando é invertido o sentido da força horizontal.
5. A distribuição transversal das deformações nos varões sugere que o momento desequilibrado é absorvido na vizinhança próxima do pilar. No entanto, esta área é alargada com a redução da carga gravítica.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho recebeu apoio da Fundação para a Ciência e a Tecnologia – Ministério da Educação e Ciência através do Projeto EXPL/ECM – EST/1371/2013.

REFERÊNCIAS

- [1] Robertson, I. *et al* (1990), Seismic Response Of Connections in Indeterminate Flat-Slab Subassemblies, PhD Thesis, William Mash Rice University
- [2] Diaz, A. J.(1991), Seismic Resistance of Fiber-Reinforced Slab-Column Connections, William Mash Rice University
- [3] Soares, J. (1993), Punçamento Excêntrico em Lajes Fungiformes de Betão Armado, MSc Thesis, Universidade Técnica de Lisboa

- [4] Tegos, J. and Tsonos, A. (1996), Punching Strength Decay of Slab-Column Connections Under Seismic Loading, Elsevier Science Ltd. Paper No. 654. Eleventh World Conference on Earthquake Engineering
- [5] Stark, A. *et al* (2004), Seismic Upgrade of Slab-Column Connection Using Carbon Fiber Reinforcement, Paper No. 102, 13 WCEE Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, 2004
- [6] Coelho, E. *et al* (1994), Assessment of the Seismic Behaviour of RC Flat Slab Building Structures, Paper No. 2630, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, B.C., Canada
- [7] Tandian, C.H. and Warnitchai, P. (2008), Seismic performance enhancement of post-tensioned flat plate systems with drop panel, Asian Institute of Technology, Thailand
- [8] Anggadajaja, E., Teng S., Edge-column slab connections under gravity and lateral loading, *ACI Structural Journal*, V. 105, N° 5, USA, 2008, pp. 541-551.
- [9] Cheng e Parra-Montesinos (2010), Evaluation of Steel Fiber Reinforcement for Punching Shear Resistance in Slab-Column Connections, *ACI Structural Journal*, V. 107, N° 2, USA, 2010, pp. 110-118
- [10] Widiyanto (2010), Seismic Rehabilitation of Slab-Column Connections, *ACI Structural Journal*, V. 107, N° 2, USA, 2010, pp. 237-247
- [11] Vollum, A. (2011), Performance of Ductile RC Flat Slab to Steel Column Connections Under Cyclic Loading, *Engineering Structures* 36 (2012) 239–257
- [12] Bu, W. (2008), Punching Shear Retrofit Method Using Shear Bolt For Reinforced Concrete Slabs Under Seismic Loading, PhD Thesis, University of Waterloo
- [13] Robertson, I. *et al* (2002), Cyclic Testing of Slab-Column Connections With Shear Reinforcement, *ACI Structural Journal*, V. 99, N° 5, USA, 2002, pp. 605-613
- [14] Kang, T., Wallace, J., Seismic performance of reinforced concrete slab-column connections with plate stirrups, *ACI Structural Journal*, V. 105, N° 5, USA, 2008, pp. 617-625.
- [15] European Committee for Standardization, EN 1992-1-1 Eurocode 2: design of concrete structures – Part 1-1: general rules and rules for buildings, 2004.